

УДК 621.923

Ф.В. НОВИКОВ, В.И. ПОЛЯНСКИЙ**УПРОЩЕННЫЙ РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ И ЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБОТКЕ**

Отримано спрощені аналітичні залежності для визначення температури різання при шліфуванні та лезовій обробці з урахуванням балансу тепла, яке йде в оброблювану деталь і стружки, що утворюються. Розрахунками встановлено, що при багатопрохідному шліфуванні в оброблювану деталь йде майже все тепло, що утворюється при шліфуванні. Доведено, що при шліфуванні та лезовій обробці температура різання описується фактично однаковими залежностями, а зменшити температуру різання можна головним чином за рахунок зменшення умовного напруження різання шляхом підвищення ріжучої здатності круга та зниження інтенсивності тертя в зоні різання, а також зменшенням глибини шліфування й збільшенням швидкості деталі.

Ключові слова: шліфування, лезова обробка, баланс тепла, температура різання, умовне напруження різання, ріжуча здатність круга, тертя в зоні різання, шліфувальний круг.

Получены упрощенные аналитические зависимости для определения температуры резания при шлифовании и лезвийной обработке с учетом баланса тепла, уходящего в обрабатываемую деталь и образующиеся стружки. Расчетами установлено, что при многопроходном шлифовании в обрабатываемую деталь уходит почти все образующееся при шлифовании тепло. Доказано, что при шлифовании и лезвийной обработке температура резания описывается фактически одинаковыми зависимостями, а уменьшить температуру резания можно главным образом за счет уменьшения условного напряжения резания путем повышения режущей способности круга и снижения интенсивности трения в зоне резания, а также уменьшением глубины шлифования и увеличением скорости детали.

Ключевые слова: шлифование, лезвийная обработка, баланс тепла, температура резания, условное напряжение резания, режущая способность круга, трение в зоне резания, шлифовальный круг.

Simplified analytical dependencies are obtained to determine the cutting temperature during grinding and blade machining, taking into account the heat balance flowing into the workpiece and the formed chips. It has been found by calculations that in the case of multi-pass grinding, almost all the heat generated during grinding goes into the workpiece. It has been proved that during grinding and cutting, the cutting temperature is described by virtually identical dependencies, and the cutting temperature can be reduced mainly by reducing the nominal cutting voltage by increasing the cutting capacity of the wheel and reducing the cracking intensity in the cutting zone, as well as by decreasing the grinding depth and increasing Speed parts.

Keywords: grinding, blade processing, heat balance, cutting temperature, conventional cutting stress, cutting capacity of the circle, friction in the cutting zone, grinding wheel.

Постановка проблеми. Возникающие при механической обработке тепловые процессы существенно снижают показатели производительности и качества: приводят к появлению на обрабатываемых поверхностях прижогов и других температурных дефектов, а также снижают стойкость инструмента. Поэтому при механической обработке необходимо управлять тепловыми процессами, не допуская превышения температурой резания предельных значений. В особой мере это относится к шлифованию материалов, характеризующемуся повышенной тепловой напряженностью вследствие интенсивного трения связки круга с обрабатываемым материалом, что приводит к ухудшению качества обрабатываемых поверхностей деталей машин. В связи с этим в работе рассмотрены вопросы распределения температуры в поверхностном слое обрабатываемого материала при шлифовании и лезвийной обработке и на этой основе определены условия ее уменьшения.

Анализ последних исследований и публикаций. Проблеме аналитического определения температуры резания при шлифовании и лезвийной обработке в научно-технической литературе уделено большое внимание [1 – 3]. Разработана математически формализованная теплофизическая теория механической обработки. Произведены расчеты нестационарных температурных полей на основе решения дифференциальных уравнений частных производных, что позволило обосновать основные условия уменьшения температуры резания. Однако эти расчеты достаточно сложны для выработки простых инженерных решений по снижению тепловой нагруженности процесса реза-

ния и выбору оптимальных условий обработки с учетом ограничения по температурному критерию. Поэтому в работах [4, 5] предложены упрощенные аналитические подходы к определению температуры резания при шлифовании и лезвийной обработке, которые дополняют классические теплофизические решения и позволяют довольно просто подойти к оптимизации условий обработки. Настоящая работа является развитием этих работ и направлена на установление новых упрощенных зависимостей для определения температуры резания и обоснования условий ее уменьшения.

Цель работы – определение условий уменьшения температуры резания при шлифовании и лезвийной обработке на основе ее аналитического определения с учетом баланса тепла, возникающего в процессе резания и уходящего в обрабатываемую деталь и образующиеся стружки.

Изложение основного материала. Предположим, что все образующееся при шлифовании тепло уходит в обрабатываемый материал (рис. 1). Необходимо определить глубину его проникновения в обрабатываемый материал, при которой температура достигает нулевого значения. Для решения этой задачи следует воспользоваться известной зависимостью для определения количества тепла Q_1 , выделяющегося в теле, имеющем форму адиабатического стержня (рис. 1), при его нагреве до некоторой температуры θ в процессе шлифования:

$$Q_1 = c \cdot m \cdot \theta, \quad (1)$$

где c – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·град);

$m = \rho \cdot S \cdot l$ – масса нагретого адиабатического стержня, кг;

ρ – плотность обрабатываемого материала, кг/м³;

S – площадь поперечного сечения адиабатического стержня, м²;

l – длина нагретой части адиабатического стержня, м.

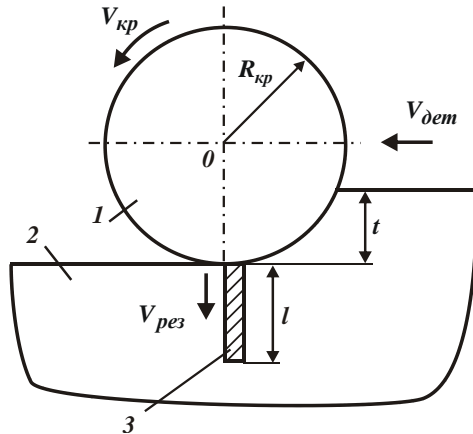


Рис. 1 – Расчетная схема параметров процесса шлифования: 1 – круг; 2 – обрабатываемая деталь; 3 – адиабатический стержень

С другой стороны, $Q_1 = N \cdot \tau = q \cdot S \cdot \tau$, где $N = q \cdot S$ – мощность резания, Вт; τ – время действия теплового источника на адиабатический стержень, с; q – плотность теплового потока, Вт/м². После преобразования зависимости (1) определена температура резания:

$$\theta = \frac{q \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot l}. \quad (2)$$

Вследствие теплопроводности материала адиабатического стержня, количество тепла Q_2 , прошедшего вдоль адиабатического стержня длиной l за время τ , равно:

$$Q_2 = \lambda \cdot S \cdot \frac{(\theta_2 - \theta_1)}{l} \cdot \tau, \quad (3)$$

где λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·град;

θ_2, θ_1 – значения температуры в начале и конце адиабатического стержня, град.

С учетом $Q_2 = Q_1 = q \cdot S \cdot \tau$ имеем:

$$(\theta_2 - \theta_1) = \frac{q \cdot l}{\lambda}. \quad (4)$$

Рассматривая температуру θ в виде $\theta = 0,5 \cdot (\theta_2 + \theta_1)$, зависимость (2) примет вид:

$$(\theta_2 + \theta_1) = \frac{2 \cdot q \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot l}. \quad (5)$$

Очевидно, максимальная температура будет достигаться на торце адиабатического стержня, где действует тепловой источник. Тогда, разрешая совместно зависимости (4) и (5) относительно температур θ_2 и θ_1 , имеем:

$$\theta_2 = \frac{q \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot l} + \frac{q \cdot l}{2 \cdot \lambda}, \quad (6)$$

$$\theta_1 = \frac{q \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot l} - \frac{q \cdot l}{2 \cdot \lambda}. \quad (7)$$

Как видно, справедливо неравенство $\theta_2 > \theta_1$, т.е. расчеты выполнены правильно.

Исходя из зависимости (6), длина нагретой части адиабатического стержня l неоднозначно влияет на температуру θ_2 , т.е. имеет место экстремум функции θ_2 от l . Для его определения следует подчинить зависимость (6) необходимому условию экстремума: $(\theta_2)'_l = 0$. В результате преобразований получено:

$$(\theta_2)'_l = -\frac{q \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot l^2} + \frac{q}{2 \cdot \lambda} = 0. \quad (8)$$

Соответственно, вторая производная равна:

$$(\theta_2)''_l = \frac{2 \cdot q \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot l^3} > 0. \quad (9)$$

Поскольку вторая производная $(\theta_2)''_l$ в точке экстремума больше нуля, то имеет место минимум температуры θ_2 .

Экстремальное значение длины нагретой части адиабатического стержня, исходя из уравнения (8), равно:

$$l_{\text{экстр}} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}} = \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau}, \quad (10)$$

где $a = \lambda / (c \cdot \rho)$ – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, м²/с.

Подставляя зависимость (10) в (6), определена минимально возможная температура θ_2 :

$$\theta_2 = q \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (11)$$

Для определения температуры θ_1 в точке экстремума (минимума) температуры θ_2 необходимо подставить зависимость (10) в (7). После преобразований получено: $\theta_1 = 0$, что соответствует физическому смыслу решаемой задачи.

В табл. 1 приведены расчетные значения первого и второго слагаемых зависимости (6), а также температуры θ_2 для исходных данных (шлифование закаленной стали ШХ15): $q = 1$ Вт/м²; $\tau = 0,01$ с; $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с; $\lambda = 42$ Вт/(м·град). Как

видно, с увеличением параметра l первое слагаемое и температура θ_2 уменьшаются, а второе слагаемое увеличивается. При значении $l_{экстр}=410$ мкм, рассчитанном по зависимости (10), температура θ_2 принимает минимальное значение $\theta_2=10^{-5}$ град, которое рассчитано по зависимости (11). Этим показано, что действительно в точке экстремума имеет место минимум температуры θ_2 .

Таблица 1
Расчетные значения первого и второго слагаемых зависимости (6) и температуры θ_2

$l \cdot 10^{-6}$, м	1	10	100	1000
$\frac{q \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot l}$, град	$2 \cdot 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-5}$	$2 \cdot 10^{-6}$
$\frac{q \cdot l}{2 \cdot \lambda}$, град	$1,2 \cdot 10^{-8}$	$1,2 \cdot 10^{-7}$	$1,2 \cdot 10^{-6}$	$1,2 \cdot 10^{-5}$
θ_2 , град	$2 \cdot 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-4}$	$2,2 \cdot 10^{-5}$	$1,4 \cdot 10^{-5}$

При обработке детали толщиной $l < l_{экстр}$, согласно табл. 1, температура θ_2 будет меньше экстремального (минимального) значения θ_2 , определяемого зависимостью (11). Для определения текущего значения температуры θ_2 следует использовать зависимость (6), а для определения температуры θ_1 – соответственно зависимость (7). Исходя из зависимости (7), температура θ_1 с уменьшением длины $l \rightarrow 0$ увеличивается от 0 до ∞ .

При этом разность температур $(\theta_2 - \theta_1)$, исходя из зависимости (4), уменьшается с уменьшением длины l , т.е. температура становится приблизительно одинаковой вдоль всей нагретой части длиной l адиабатического стержня. В этом случае в первом приближении температуру адиабатического стержня можно определить по среднему значению на основе зависимости (1) без учета зависимости (2), обусловленной теплопроводностью обрабатываемого материала. Наибольшее значение $(\theta_2 - \theta_1)$, исходя из зависимости (4), определяется из условия $l = l_{экстр}$:

$$(\theta_2 - \theta_1) = q \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (12)$$

Этим показано, что при шлифовании тонкостенных деталей, когда толщина поверхностного слоя обрабатываемого материала меньше экстремального значения длины $l_{экстр}$, температура резания будет существенно увеличиваться, а это может привести к возникновению различных температурных дефектов. Поэтому необходимо уменьшать $l_{экстр}$ путем уменьшения времени τ за счет увеличения скорости перемещения теплового источника (шлифовального круга) вдоль обрабатываемой детали.

Уменьшить $l_{экстр}$ и соответственно температуру $\theta_2 = q \cdot l_{экстр} / \lambda$ можно также увеличением коэффициента теплопроводности обрабатываемого ма-

териала λ , входящего в зависимость (10), т.е. за счет выбора оптимальной характеристики обрабатываемого материала.

Как показано выше, при условии $l < l_{экстр}$ температуру резания можно в первом приближении рассчитывать по зависимости (2), рассматривая $Q_1 = N \cdot \tau$, где $N = P_z \cdot V_{кр}$ – мощность резания, Вт; $P_z = \sigma \cdot Q / V_{кр}$ – тангенциальная составляющая силы резания, Н; σ – условное напряжение резания, Н/м²; $Q = V_{рез} \cdot S$ – производительность обработки, м³/с; $V_{рез}$ – скорость перерезания адиабатического стержня шлифовальным кругом (рис. 1), м/с; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с.

После преобразований получено:

$$Q_1 = \sigma \cdot S \cdot t, \quad (13)$$

где $t = V_{рез} \cdot \tau$ – глубина шлифования, м.

Подставляя зависимость (13) в (1), имеем

$$\theta = \frac{Q_1}{c \cdot m} = \frac{\sigma \cdot t}{c \cdot \rho \cdot l}. \quad (14)$$

Согласно зависимости (14), уменьшение длины l приводит к увеличению температуры резания θ . Уменьшить θ можно уменьшением условного напряжения резания σ и глубина шлифования t . Очевидно, с целью увеличения производительности обработки $Q = B \cdot V_{дем} \cdot t$ (где B – ширина шлифования, м; $V_{дем}$ – скорость перемещения детали, м/с) необходимо увеличивать $V_{дем}$, т.е. обработку производить по схеме многопроходного шлифования. Однако, наибольший эффект в снижении температуры резания θ достигается за счет уменьшения условного напряжения резания σ путем повышения режущей способности круга и снижения интенсивности трения в зоне резания.

Полученное решение справедливо и при резании лезвийными инструментами. Например, при продольном точении

$$Q_1 = P_z \cdot V \cdot \tau = \sigma \cdot S_0 \cdot V \cdot \tau = \sigma \cdot t \cdot S_{прод} \cdot V \cdot \tau, \quad (15)$$

где $P_z = \sigma \cdot S_0$ – тангенциальная составляющая силы резания, Н;

$S_0 = t \cdot S_{прод}$ – площадь поперечного сечения среза, м²;

t – глубина резания, м;

$S_{прод}$ – продольная подача, м/об.;

V – скорость резания, м/с.

Зависимость (15) можно представить в виде: $Q_1 = \sigma \cdot Q \cdot \tau$, где $Q = t \cdot S_{прод} \cdot V = V_{рез} \cdot S$. Тогда

$$Q_1 = \sigma \cdot V_{рез} \cdot S \cdot \tau = \sigma \cdot S \cdot t, \quad (16)$$

где $t = V_{рез} \cdot \tau$ – глубина шлифования, м.

Подставляя зависимость (16) в (1), получено

$$\theta = \frac{Q_1}{c \cdot m} = \frac{\sigma \cdot t}{c \cdot \rho \cdot l}. \quad (17)$$

В итоге установлена зависимость для определения температуры резания θ , идентичная зависимости (14). Следовательно, температура резания θ при шлифовании и лезвийной обработке описывается одной и той же зависимостью. Уменьшить θ при лезвийной обработке, также как и при шлифовании, можно обеспечением высокой режущей способности инструмента и снижением интенсивности трения в зоне резания.

Для окончательного определения температуры θ_2 при шлифовании необходимо в зависимости (11) выразить плотность теплового потока q через параметры режима шлифования: $q = N/S = \sigma \cdot V_{рез}$ [4]. С учетом соотношения $V_{рез} = t/\tau = t \cdot V_{дем}/L$ (рис. 1) получено:

$$\theta_2 = \sigma \cdot \sqrt{\frac{Q_{y\partial}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}, \quad (18)$$

где $\tau = L/V_{дем}$;

$L = \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}$ – длина контакта круга с обрабатываемой деталью, м;

$R_{кр}$ – радиус круга, м;

$Q_{y\partial} = V_{дем} \cdot t$ – удельная производительность обработки, м²/с.

Как видно, уменьшить температуру θ_2 можно уменьшением параметров σ , $Q_{y\partial}$ и t . Поскольку удельную производительность обработки $Q_{y\partial}$ необходимо увеличивать, то основными условиями уменьшения температуры θ_2 следует рассматривать уменьшение параметров σ и t за счет обеспечения высокой режущей способности круга (соответственно уменьшения интенсивности трения в зоне резания) и применения многопроходного шлифования.

Зависимость (18) получена из условия, что все выделяющееся при шлифовании тепло уходит в обрабатываемую деталь. В действительности, выделяющееся тепло уходит как в обрабатываемую деталь, так и в образующуюся стружку и шлифовальный круг [1, 2]. Поэтому для определения температуры θ_2 с учетом тепла, уходящего в обрабатываемую деталь и в образующуюся стружку, необходимо работу резания $A = N \cdot \tau$ принять равной количеству выделившегося при шлифовании тепла

$$\begin{aligned} Q_1 &= c \cdot \left(m_1 \cdot \theta_2 + m_2 \cdot \frac{\theta_2}{2} \right) = \\ &= c \cdot \rho \cdot B \cdot L \cdot \theta_2 \cdot \left(t + \frac{l_{эксп}}{2} \right), \end{aligned} \quad (19)$$

где $m_1 = \rho \cdot B \cdot L \cdot t$ – масса образующихся стружек, кг;

$m_2 = \rho \cdot B \cdot L \cdot l_{эксп}$ – масса объема обрабатываемого материала $B \cdot L \cdot l_{эксп}$, кг.

Исходя из зависимости (19), с учетом соотношения $A = \sigma \cdot B \cdot L \cdot t$ и условия $A = Q_1$, определена температура θ_2 :

$$\theta_2 = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_{эксп}}{2 \cdot t} \right)}. \quad (20)$$

Длина нагретой части адиабатического стержня $l_{эксп}$, определяемая зависимостью (10), с учетом соотношений $\tau = L/V_{дем}$ и $L = \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}$ принимает следующий вид:

$$l_{эксп} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \frac{\sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}}{V_{дем}}. \quad (21)$$

Подставляя зависимость (21) в (20), имеем:

$$\theta_2 = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \frac{1}{Q_{y\partial}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t}} \right)}. \quad (22)$$

Как видно, с увеличением глубины шлифования t и удельной производительности обработки $Q_{y\partial} = V_{дем} \cdot t$ температура θ_2 непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к установившемуся значению $\sigma/c \cdot \rho$ (рис. 2). Этим показано, что учет одновременно тепла, уходящего в образующуюся стружку и обрабатываемую деталь, изменяет характер формирования температуры θ_2 , поскольку зависимости (18) и (22) различны.

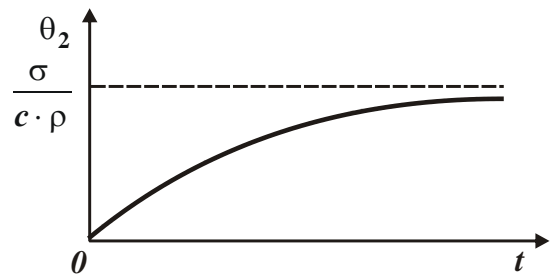


Рис. 2 – Зависимость температуры θ_2 от глубины шлифования t

Уменьшить температуру θ_2 при условии $Q_{y\partial} = const$ можно уменьшением глубины шлифования t при одновременном увеличении скорости детали $V_{дем}$, т.е. применением схемы многопроходного шлифования.

Исходя из зависимости (19), определена доля тепла, уходящего в образующиеся стружки:

$$\alpha_1 = \frac{c \cdot m_1 \cdot \theta_2}{c \cdot \left(m_1 \cdot \theta_2 + m_2 \cdot \frac{\theta_2}{2} \right)} = \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot Q_{y\delta}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t}}} \right)} \quad (23)$$

и доля тепла, уходящего в обрабатываемую деталь:

$$\alpha_2 = \frac{c \cdot m_1 \cdot \frac{\theta_2}{2}}{c \cdot \left(m_1 \cdot \theta_2 + m_2 \cdot \frac{\theta_2}{2} \right)} = \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{c \cdot \rho \cdot Q_{y\delta}}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}} \right)} \quad (24)$$

Как следует из зависимостей (23) и (24), с увеличением глубины шлифования t доля тепла α_1 , уходящего в образующиеся стружки, увеличивается от 0 до 1, а доля тепла α_2 , уходящего в обрабатываемую деталь, наоборот, уменьшается от 1 до 0.

В табл. 2 приведены расчетные значения отношения $l_{экстр}/2 \cdot t$, параметров α_1 и α_2 для исходных данных (шлифование закаленной стали ШХ15): $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$; $\lambda = 42 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{град.})$; $Q_{y\delta} = 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$; $R_{кр} = 0,2 \text{ м}$.

Таблица 2
Расчетные значения отношения $l_{экстр}/2 \cdot t$ и параметров α_1 и α_2

$t \cdot 10^{-6}, \text{ м}$	10	20	40	80	160	320
$l_{экстр}/2 \cdot t$	9,17	7,7	6,47	5,44	4,57	3,84
α_1	0,1	0,12	0,14	0,155	0,18	0,2
α_2	0,9	0,88	0,86	0,845	0,82	0,8

Как видно, с увеличением глубины шлифования t в условиях обычного многопроходного шлифования имеет место незначительное увеличение параметра α_1 и уменьшение параметра α_2 , т.е. в обрабатываемую деталь уходит практически все образующееся при шлифовании тепло. Длина нагретой части адiabатического стержня $l_{экстр}$ значительно превышает глубину шлифования t . Этим и объясняется высокая вероятность образования температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях детали при шлифовании.

Сравнение зависимостей (22) и (23) показывает, что характер изменения доли тепла α_1 , уходящего в образующиеся стружки, идентичен характеру изменения температуры θ_2 . Следовательно, температура θ_2 изменяется по закону изменения параметра α_1 и зависимость (22) может быть представлена в виде:

$$\theta_2 = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \alpha_1 \quad (25)$$

Исходя из этого, важным условием уменьшения температуры θ_2 является уменьшение параметра α_1 за счет уменьшения глубины шлифования t при за-

данном значении $Q_{y\delta}$. Однако, основным условием уменьшения температуры θ_2 следует рассматривать уменьшение условного напряжения резания σ , которое прямо пропорционально связано с температурой резания θ_2 .

Зависимость (18) после преобразований можно представить в виде:

$$\theta_2 = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(\sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{Q_{y\delta}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t}}} \right)} \quad (26)$$

Как видно, зависимость (26) отличается от аналогичной зависимости (22) лишь отсутствием в знаменателе (в скобках) первого слагаемого, равного единице. Однако, судя по расчетным значениям параметра α_1 (табл. 2), который входит в зависимость (25), он принимает небольшие значения – значительно меньше единицы. Поэтому в первом приближении зависимости (26) и (22) можно рассматривать фактически идентичными, и расчеты температуры резания θ_2 производить по обеим зависимостям. Данная закономерность обусловлена тем, что фактически все образующееся при многопроходном шлифовании тепло уходит в обрабатываемую деталь. Следовательно, учет тепла, уходящего в образующиеся стружки, не вносит принципиальных изменений в закономерности формирования температуры θ_2 .

К такому же выводу можно прийти, рассматривая процесс продольного точения, для которого справедлива зависимость (19), учитывая соотношения $Q_1 = A = \sigma \cdot B \cdot L \cdot t$. В итоге приходим к зависимости (20), полученной применительно к процессу шлифования.

Следовательно, температура резания θ_2 при шлифовании и лезвийной обработке описывается одной и той же зависимостью. Отличие состоит лишь в значениях условного напряжения резания, которое, как известно, меньше при лезвийной обработке, так как при шлифовании оно определяется, главным образом, интенсивным трением связки круга с обрабатываемым материалом. Этим объясняются более высокие значения температуры резания при шлифовании. Поэтому лезвийную обработку целесообразно использовать на финишных операциях, когда необходимо исключить образование температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях детали и обеспечить высококачественную обработку.

Выводы. В работе получены упрощенные аналитические зависимости для определения температуры резания при шлифовании и лезвийной обработке с учетом баланса тепла, уходящего в обрабатываемую деталь и образующиеся стружки. Расчетами установлено, что при многопроходном шлифовании в обрабатываемую деталь уходит фактически все образующееся при шлифовании тепло, чем и объясняется высокая вероятность образования температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях детали. Доказано, что при шлифовании и лезвийной обработке тем-

пература резания описывается фактически одинаковыми зависимостями, а уменьшить температуру резания можно главным образом за счет уменьшения условного напряжения резания путем повышения режущей способности круга и снижения интенсивности трения в зоне резания, а также уменьшением глубины шлифования и увеличением скорости детали. Показано, что вследствие меньших значений условного напряжения резания при лезвийной обработке, ее целесообразно использовать на финишных операциях взамен процессов шлифования, которые характеризуются повышенными показателями энергоемкости обработки и температуры резания.

Список литературы

1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
2. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А.Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.
3. Евсеев Д.Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д.Г. Евсеев. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 127 с.
4. Новиков Ф.В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф.В.

Новиков, С.М. Яценко // Физические и компьютерные технологии: междунар. Научн.-техн. конф., 19-20 апреля 2007 г.: труды – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2007. – С. 8-20.

5. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 2. “Теплофизика резания материалов”. – Одесса: ОНПУ, 2003. – 625 с.

References (transliterated)

1. Yakimov A.V. Optimizatsiya protsessa shlifovaniya. Moscow. Mashinostroenie, 1975. 175 p.
2. Reznikov A.N. Teplofizika protsessov mekhanicheskoy obrabotki materialov. Moscow. Mashinostroenie, 1981. 279 p.
3. Evseev D. G. Formirovaniye svoystv poverkhnostnykh sloev pri abrazivnoy obrabotke / D. G. Evseev. – Saratov: Izd-vo Sarat. Unta, 1975. – 127 s.
4. Novikov F.V. Povysheniye effektivnosti tekhnologii finishnoy obrabotki detaley par treniya porshnevyykh nasosov. Fizicheskie i kompiuternye tekhnologii: mezhdun. Nauchn.-tekhn. konf., 19-20 aprelya 2007. Kharkov: KhNPK “FED”, 2007. – pp. 8-20.
5. Fiziko-matematicheskaya teoriya protsessov obrabotki materialov i tekhnologii mashinostroeniya / Pod obsh. Red. F.V. Novikova i A.V. Yakimova. – V 10 tomakh. – Odessa: ONPU, 2003. Vol. 2. “Teplofizika rezaniya materialov”. 625 p.

Поступила (received) 22.02.2017

Бібліографічні описи / Библиографические описания / Bibliographic descriptions

Спрощений розрахунок температури різання при шліфуванні та лезовій обробці / Ф. В. Новиков, В. І. Полянський // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків : НТУ «ХПІ», 2017. – № 17 (1239). – С. 87–92. – Библиогр.: 5 назв. – ISSN 2079-004X.

Упрощенный расчет температуры резания при шлифовании и лезвийной обработке / Ф. В. Новиков, В. И. Полянский // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків : НТУ «ХПІ», 2017. – № 17 (1239). – С. 87–92. – Библиогр.: 5 назв. – ISSN 2079-004X.

Simplified calculation of the cutting temperature during grinding and blade machining / F. Novikov, V. Polyanskiy // Bulletin of NTU "KhPI". Series: Techniques in a machine industry. – Kharkov: NTU "KhPI", 2017. – No. 17 (1239). – P.83–86. – Bibliogr.: 5. – ISSN 2079-004X

Відомості про авторів / Сведения об авторах / About the Authors

Новиков Федір Васильович – доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри «Природничі науки та технології» Харківського національного економічного університету імені Семена Кузнеця, Харків; тел.: (0572) 69-55-62; e-mail: fokusnic1@rambler.ru;

Новиков Федор Васильевич – доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Естественные науки и технологии» Харьковского национального экономического университета имени Семена Кузнеця, Харьков; тел.: (0572) 69-55-62; e-mail: fokusnic1@rambler.ru;

Novikov Fedor Vasiliviyth – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, Head of Department of «Science and Technology» Kharkiv National Economic University named after Semen Kuznets, Kharkiv; tel.: (0572) 69-55-62; e-mail: fokusnic1@rambler.ru;

Полянський Володимир Іванович – кандидат технічних наук, Генеральний директор, ТОВ «Імперія металів», Харків; тел.: +38-067-57-80-906; e-mail: tools@imperija.com;

Полянський Владимир Іванович – кандидат технических наук, Генеральный директор, ООО «Империя металлов», Харьков; тел.: +38-067-57-80-906; e-mail: tools@imperija.com4

Polyansky Vladimir Ivanovich – Candidate of Technical Sciences, General Director of LLC “Empire Metals”, Kharkov; tel.: +38-067-57-80-906; e-mail: tools@imperija.com.